

控氮 304 不锈钢热变形过程中的 动态再结晶行为研究

任伟¹, 吴冰洁², 邱阳², 王晓童², 李梅娥¹

(1. 西安交通大学金属材料强度国家重点实验室, 710049, 西安;

2. 中国核动力研究设计院核反应堆系统设计技术重点实验室, 610200, 成都)

摘要: 为优化控氮 304 不锈钢热成型的工艺, 深入分析了其在热变形过程中的动态再结晶行为并建立了完整的数学模型。通过热压缩实验获得了 16 组不同温度、不同应变速率下的流动应力曲线, 采用二次求导法确定了发生动态再结晶的临界应力 σ_c 、饱和应力 σ_s 、稳态应力 σ_{ss} 等特征值, 结合相应的显微组织分析表明: 随着变形温度的升高、应变速率的减小, 动态再结晶易发生。基于 Estrin-Mecking 位错密度演化方程及 Avrami 动力学方程, 建立了该材料的热变形流动应力模型及动态再结晶动力学模型, 模型预测的流动应力曲线与实验结果吻合较好, 动力学模型预测的动态再结晶分数曲线也与实验观察到的晶粒组织变化趋势一致, 证明了该数学模型的有效性。

关键词: 控氮 304 不锈钢; 动态再结晶; 流动应力模型; Avrami 动力学方程

中图分类号: TG111.7 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202103017 **文章编号:** 0253-987X(2021)03-0145-10



OSID 码

Dynamic Recrystallization Behavior of Nitrogen-Controlled 304 Stainless Steel in Hot Deformation

REN Wei¹, WU Bingjie², QIU Yang², WANG Xiaotong², LI Mei'e¹

(1. State Key Laboratory for Mechanical Behavior of Materials, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Key Lab of Nuclear Reactor System Design Technology, Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610200, China)

Abstract: To adjust the dynamic recrystallization related parameters for the hot rolling process of nitrogen-controlled 304 stainless steel, the material was subjected to hot compression experiments at different temperatures and strain rates. The results showed that as the temperature increases and the strain rate decreases, the dynamic recrystallization behavior is more likely to occur. The critical stress σ_c , saturation stress σ_s , steady-state stress σ_{ss} and other characteristic values for dynamic recrystallization are determined by the second derivative of the stress-strain curve. Based on this parameters, the dislocation density evolution equation and Avrami kinetic equation are introduced, and the thermal deformation flow stress model and dynamic recrystallization kinetic model of the material are established. The calculated values of the hot deformation flow stress model are in good agreement with the experimental values. The dynamic recrystallization fraction curve obtained by kinetics model is consistent with the change trend of the grain structure observed in the experiment.

Keywords: nitrogen-controlled 304 stainless steel; dynamic recrystallization; flow stress model; Avrami kinetic equation

304 奥氏体不锈钢是一种应用广泛的耐蚀钢,但在加工及服役过程中易沿晶界析出碳化物,降低材料耐蚀性能。氮与镍具有扩大奥氏体相区的作用,通过降低奥氏体不锈钢的含碳量并加入适量的氮,可提高钢的强度及耐晶间腐蚀性能。这种钢称为控氮 304 不锈钢,由于其具有良好的综合力学性能、耐中子辐照脆化性能及耐腐蚀性能,大量用于压水堆堆内构件^[1]。这些堆内构件主要包括各种锻件及板材、棒材和管材的加工成形件,它们都要经历锻造、挤压和轧制等热塑性成形过程,而热塑性成形过程中普遍存在的动态再结晶现象会引起变形金属的组织变化,从而影响材料的物理、化学性能。由于奥氏体不锈钢在热加工过程中几乎不发生相变,再结晶就成为影响其最终组织的决定性因素,因此研究其在热变形过程中的动态再结晶行为对于控制成形工艺、获得细小均匀的晶粒组织具有重要意义。

由于奥氏体不锈钢动态再结晶现象的重要性,国内外学者进行了大量研究^[2-8]。Wang 等研究了奥氏体不锈钢在不同应变速率下孪晶演化及其对动态再结晶的影响^[2];Wahabi 等研究了初始晶粒尺寸对动态再结晶规律的影响^[3];Marchattiwar 等研究了 304 奥氏体不锈钢动态再结晶动力学^[4];Kim 等对 304 不锈钢进行了热扭转实验,根据实验结果确定了不同条件下的峰值应力、稳态应力等,并采用 Avrami 方程分析了动态再结晶的动力学^[5],Dehghan-Manshadi 等通过单道次及双道次热扭转实验研究了 304 不锈钢在动态再结晶及后动态再结晶中的力学行为及组织演化特征^[6];Stewart 等研究了杂质元素的偏析对动态再结晶现象出现时间的影响^[7];廖喜平等通过热压缩实验研究了 304 不锈钢的流动应力模型及热加工图^[8]。针对控氮 304 不锈钢动态再结晶现象的系统性研究迄今未见报导。

本文利用热力模拟机对控氮 304 不锈钢进行了热压缩实验,通过对实验结果的理论分析,建立了控氮 304 不锈钢的热变形流动应力模型,并对热变形过程中的组织演化及动态再结晶动力学行为进行分析,为该材料热成型过程的工艺优化提供了参考。

1 实验方法

实验材料控氮 304 不锈钢的化学成分见表 1。先将实验材料机械加工成 $\Phi 10\text{ mm}\times 15\text{ mm}$ 的圆柱形试样。热压缩过程中变形温度分别为 900、1 000、1 100、1 200 $^{\circ}\text{C}$ 时,每个不同变形温度下的应变速率分别为 0.001、0.01、0.1、1 s^{-1} 。实验设备为

Gleeble3800 热力模拟机,热压缩实验工艺曲线如图 1 所示,试样以 5 $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 的升温速率加热至 1 250 $^{\circ}\text{C}$ 并保温 3 min,再以 10 $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 的速率降温至变形温度后保温 1 min,使组织均匀,再以预定应变率进行热压缩,最大应变值为 0.7。试样压缩完后立即水淬以保留其组织,然后将试样沿压缩方向对半切开,取一半进行打磨、抛光,腐蚀剂采用 50 ml 浓盐酸和 5 ml 双氧水配制,在常温下腐蚀 20~25 s,即可进行金相观察和组织分析。

表 1 控氮 304 不锈钢的化学成分

成分	C	Si	Mn	P	S
质量分数/%	0.025	0.45	1.07	0.025	0.003
成分	Cr	Ni	N	Cu	Co
质量分数/%	19.19	9.35	0.10	0.03	0.02

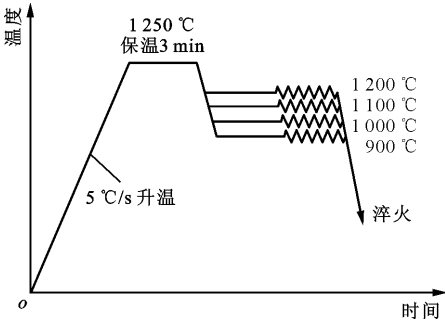


图 1 热压缩实验工艺曲线

2 实验结果及分析

2.1 流动应力曲线

图 2 给出了实验得到的 16 个变形条件下的部分流动应力 σ 曲线, ϵ 为变形过程中的应变。图 2a 为 1 200 $^{\circ}\text{C}$ 时不同应变速率下的流动应力曲线,图 2b 为应变速率 0.01 s^{-1} 时不同温度下的流动应力曲线。热变形开始后,由于加工硬化的作用,流动应力先随着应变的增加而快速增大,随后由于动态回复及动态再结晶的软化作用,应力增速减慢,当加工硬化与动态软化作用达到平衡时,应力达到峰值;随着应变继续增大,动态再结晶软化作用增大,应力出现下降,直至达到稳态时,硬化作用与软化作用两者又再次达到平衡。可以看出,变形温度一定时,流动应力随应变速率增大而增大,峰值应力对应的应变也增大;应变速率一定时,流动应力随温度的降低而增大,峰值应力对应的应变也增大。这是因为应变速率较低时,有较充分的时间进行动态再结晶晶粒的形核及长大,故软化作用强,温度较高时,则由于原子具有较高的活性而具有同样的效果。

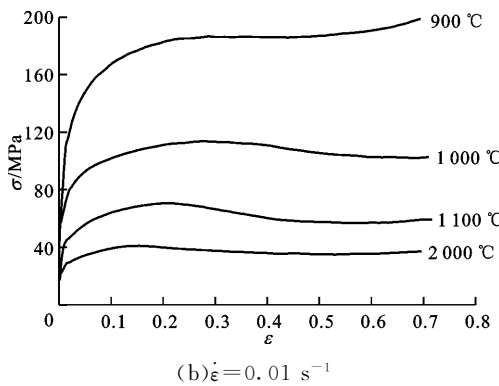
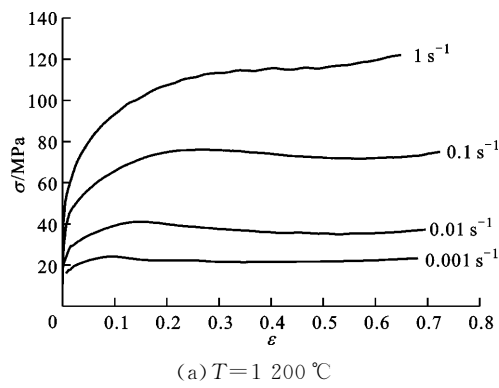


图 2 控氮 304 不锈钢不同变形条件下的流动应力曲线

2.2 临界应力 σ_c 及饱和应力 σ_s 的确定

图 3 中 σ_{DRX} 为典型动态再结晶流动应力曲线,发生动态再结晶的临界应变及临界应力分别为 ϵ_c 和 σ_c ,动态再结晶达到稳态时的应力为 σ_{ss} , σ_{DRV} 为相应的假定仅有动态回复而无动态再结晶时的流动应力曲线,达到稳态时的应力为饱和应力 σ_s ,两条曲线之间的差值 $\Delta\sigma_s$ 为动态再结晶导致的软化效应。临界应力 σ_c 及饱和应力 σ_s 都是分析动态再结晶行为的重要特征参数,但不能直接从实验曲线获得。本文采用 Poliak 和 Jonas^[9] 提出的方法,先根据流动应力曲线求出加工硬化率 $\theta(\theta = d\sigma/d\epsilon)$,并画出 $\theta\sigma$ 曲线,如图 4、图 5a、5c 所示,该曲线与 $\theta=0$ 的两交点分别为峰值应力 σ_p 和稳态应力 σ_{ss} ,临界应力对应 $\theta\sigma$ 曲线上的拐点,但由于拐点的准确位置很难从该

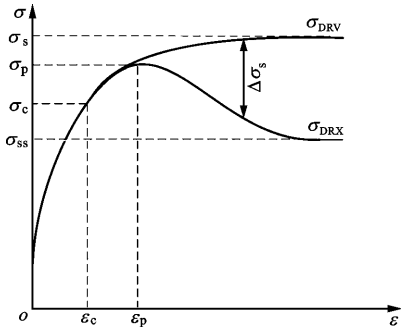


图 3 动态回复与动态再结晶流动应力曲线

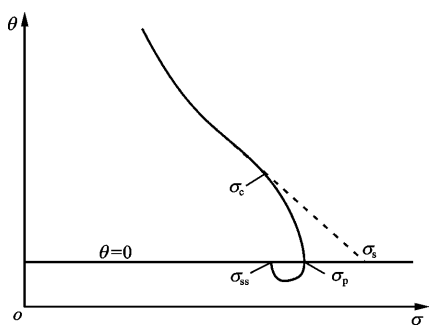
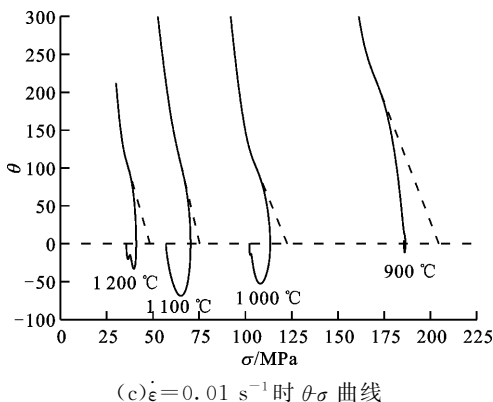
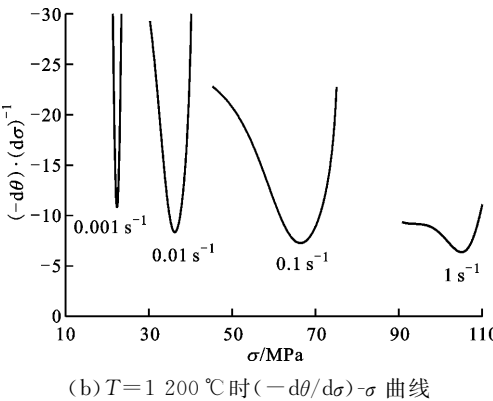
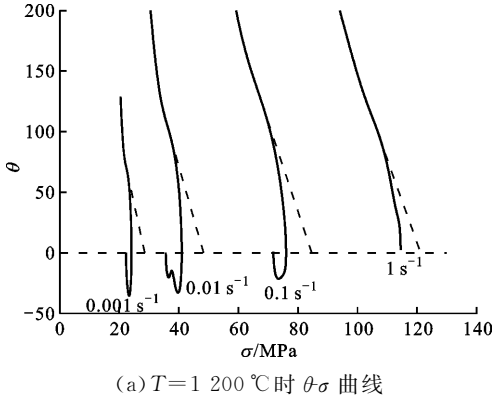
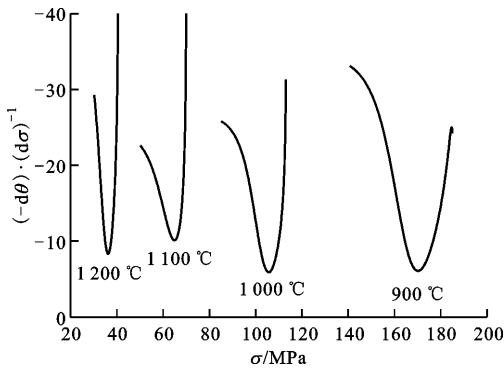


图 4 加工硬化率曲线及特征值求解示意图

图直接确定,故而对该曲线再次求导,并画出 $(-d\theta/d\sigma)-\sigma$ 曲线,如图 5b、5d 所示,该曲线极小值点对应应力即为临界应力。得到临界应力后,将 $\theta\sigma$ 曲线从临界点 (σ_c, θ_c) 处反向线性外插,外插直线与 $\theta=0$



(c) $\dot{\epsilon}=0.01\text{ s}^{-1}$ 时 $\theta\sigma$ 曲线

(d) $\dot{\epsilon}=0.01 \text{ s}^{-1}$ 时 $(-d\theta/d\sigma)-\sigma$ 曲线图5 不同变形条件下的加工硬化率曲线及 $(-d\theta/d\sigma)-\sigma$ 曲线

的交点即为饱和应力。

2.3 流动应力模型的建立

2.3.1 加工硬化与动态回复的描述 材料在热变形过程中的加工硬化与动态回复效应可以用 Es-trin-Mecking 模型^[10]描述,该模型给出了位错密度随应变的变化关系

$$\frac{d\rho}{d\epsilon} = h - r\rho \quad (1)$$

式中: h 和 r 分别为加工硬化系数及动态回复软化系数。Bergstrom 也曾提出类似的模型^[11]。

引入初始条件 $\epsilon=0, \rho=\rho_0$ 为初始位错密度,对上式积分可得

$$\rho = \rho_0 \exp(-r\epsilon) + \frac{h}{r}(1 - \exp(-r\epsilon)) \quad (2)$$

流动应力与位错密度的关系可表示为^[12]

$$\sigma = \alpha\mu b \sqrt{\rho} \quad (3)$$

式中: α 为材料常数; μ 为剪切模量; b 为柏氏矢量。结合式(2)(3),得到

$$\sigma = \left(\sigma_0^2 \exp(-r\epsilon) + (\alpha\mu b)^2 \frac{h}{r}(1 - \exp(-r\epsilon)) \right)^{1/2} \quad (4)$$

式中 σ_0 为初始应力。当应变 ϵ 趋于无穷大时, $\sigma = \sigma_s$, 即

$$\sigma_s = \alpha\mu b \sqrt{\frac{h}{r}} \quad (5)$$

将式(5)代入式(4)即可得到只有动态回复时的应力应变关系^[13]

$$\sigma_{\text{DRV}} = (\sigma_s^2 - (\sigma_s^2 - \sigma_0^2) \exp(-r\epsilon))^{1/2} \quad (6)$$

式(6)对应图2中 σ_{DRV} 曲线,既用于描述应变小于临界应变 ϵ_c 时的流动应力曲线,也用于确定应变大于临界应变后发生动态再结晶时的流动应力曲线。

2.3.2 动态再结晶动力学 热变形过程中当应变

超过临界应变时会发生动态再结晶,研究表明,描述静态再结晶动力学的 Avrami 关系式也可用于动态再结晶动力学过程^[13-14],研究者们提出了各种不同的具体形式,本文采用的模型形式为^[15-16]

$$X = 1 - \exp(-k_d((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p)^{n_d}) \quad (7)$$

式中: X 为动态再结晶分数; k_d 和 n_d 为与材料有关的参数。由2.2节分析可知,动态再结晶导致的软化效应 $\Delta\sigma_s = \sigma_{\text{DRV}} - \sigma_{\text{ss}}$, $\Delta\sigma_s$ 的最大值为 $(\sigma_s - \sigma_{\text{ss}})$,所以动态再结晶分数又可用软化分数表示为

$$X = \frac{\sigma_{\text{DRV}} - \sigma}{\sigma_s - \sigma_{\text{ss}}} \quad (8)$$

综合以上两式可得

$$\sigma = \sigma_{\text{DRV}} - (\sigma_s - \sigma_{\text{ss}})(1 - \exp(-k_d((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p)^{n_d})) \quad (9)$$

式(9)用于描述应变大于临界应变 ϵ_c 后的动态再结晶流动应力曲线。

2.3.3 模型参数的确定 以上得到的流动应力模型利用了 σ_s 、 σ_{ss} 、 ϵ_c 等特征参数,并引入了 r 、 k_d 、 n_d 等模型参数,为确定特征参数及模型参数与变形条件的关系,需要用到 Sellars 等的双曲正弦模型^[17]

$$Z = \dot{\epsilon} \exp(Q_{\text{act}}/RT) = A(\sinh(\alpha\sigma))^n \quad (10)$$

$$\dot{\epsilon} = AF(\sigma) \exp(Q_{\text{act}}/RT) \quad (11)$$

$$F(\sigma) = \begin{cases} \sigma^{n_1}, & \alpha\sigma < 0.8 \\ \exp(\beta\sigma), & \alpha\sigma \geq 1.2 \\ (\sinh(\alpha\sigma))^n M, & \sigma \text{ 为任意值} \end{cases} \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} n_1 &= \left. \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln \sigma} \right|_T \\ \beta &= \left. \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \sigma} \right|_T \\ n &= \left. \frac{\partial \ln \dot{\epsilon}}{\partial \ln(\sinh(\alpha\sigma))} \right|_T \\ Q_{\text{act}} &= Rn \left. \frac{\partial \ln(\sinh(\alpha\sigma))}{\partial (1/T)} \right|_{\dot{\epsilon}} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

将不同变形条件下的 σ_p 进行线性拟合,如图6所示,可求得 $n_1 = 5.0251$, $\beta = 0.05875$, $\alpha = \beta/n_1 = 0.01169$, $n = 3.6819$, $Q_{\text{act}} = 385.755 \text{ kJ/mol}$ 。

由此可以得到 Z 的表达式

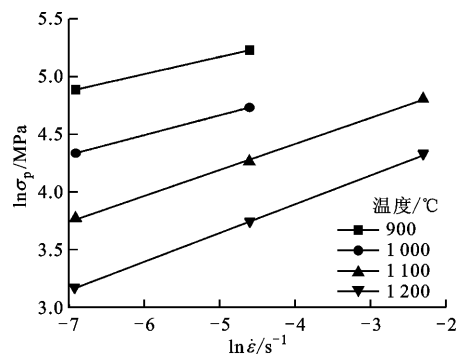
$$Z = \dot{\epsilon} \exp(385.755/RT) \quad (14)$$

将各特征值 σ_s 、 σ_{ss} 、 ϵ_c 、 ϵ_p 与 Z 进行拟合,如图7所示,根据拟合结果可得 Z 与各特征值的关系式为

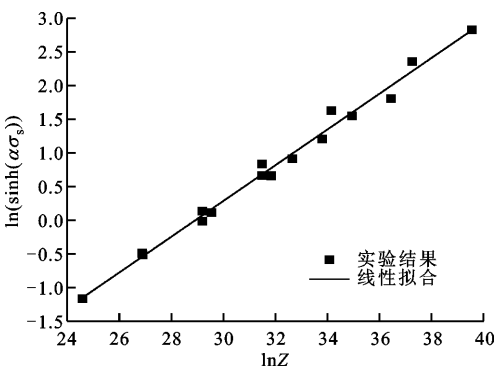
$$\sigma_s = 85.5432 \text{arsinh}(4.4577 \times 10^{-4} Z^{0.2661}) \quad (15)$$

$$\sigma_{\text{ss}} = 85.5432 \text{arsinh}(2.9182 \times 10^{-4} Z^{0.2734}) \quad (16)$$

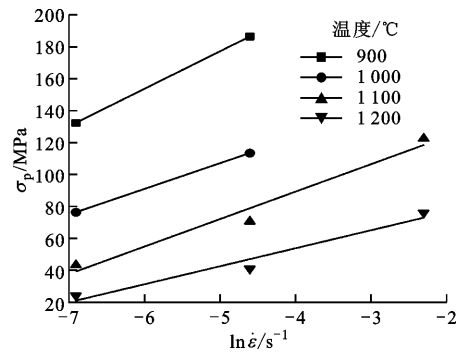
$$\epsilon_c = 5.6625 \times 10^{-3} Z^{0.0962} \quad (17)$$



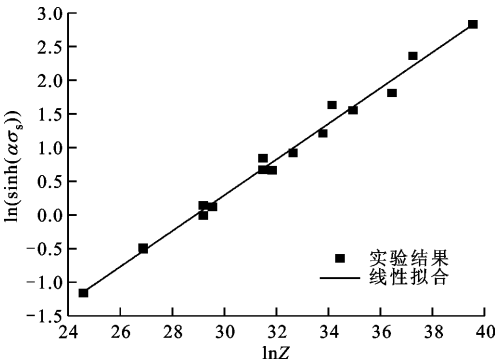
(a) $\ln\sigma_p$ - $\ln\dot{\epsilon}$ 关系



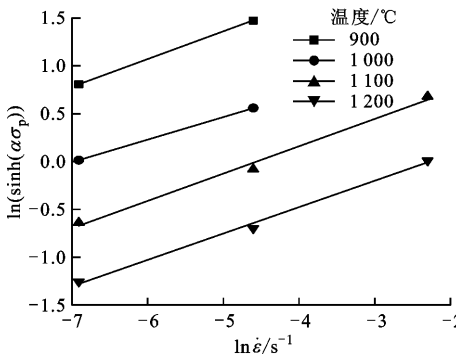
(a) $\ln(\sinh(\alpha\sigma_s))$ - $\ln Z$ 关系



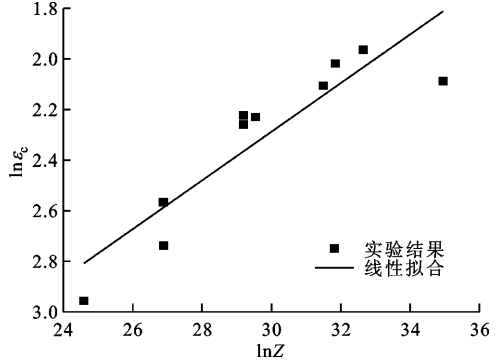
(b) σ_p - $\ln\dot{\epsilon}$ 关系



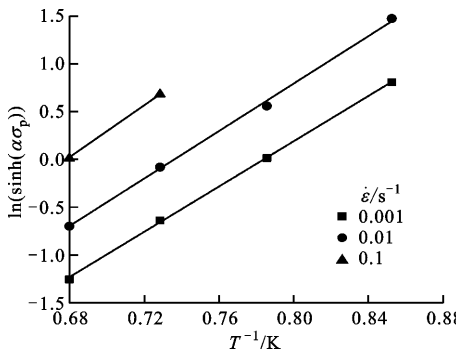
(b) $\ln(\sinh(\alpha\sigma_s))$ - $\ln Z$ 关系



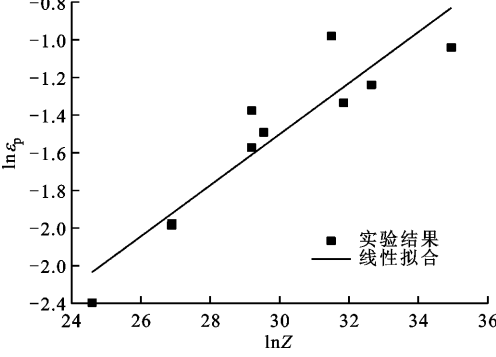
(c) $\ln(\sinh(\alpha\sigma_p))$ - $\ln\dot{\epsilon}$ 关系



(c) $\ln\epsilon_c$ - $\ln Z$ 关系



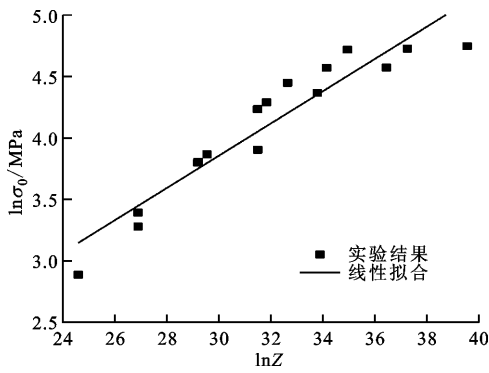
(d) $\ln(\sinh(\alpha\sigma_p))$ - $1/T$ 关系



(d) $\ln\epsilon_p$ - $\ln Z$ 关系

图 6 n_1 、 β 、 n 及热变形激活能 Q_{act} 的确定

图 7 σ_s 、 σ_{ss} 、 ϵ_c 、 ϵ_p 与 Z 的关系

图8 σ_0 与 Z 的关系

$$\epsilon_p = 3.812 \times 10^{-3} Z^{0.1356} \quad (18)$$

取应变为 2% 时的应力作为初始应力 σ_0 , 根据图 8 的拟合结果, 得到 σ_0 的拟合关系式为

$$\sigma_0 = 0.835 2 Z^{0.1312} \quad (19)$$

为求 h 参数和 r , 对式(6)进行微分

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = 0.5(\sigma_s^2 - (\sigma_s^2 - \sigma_0^2) \cdot$$

$$\exp(-r\epsilon))^{-1/2} r(\sigma_s^2 - \sigma_0^2) \exp(-r\epsilon) \quad (20)$$

式(20)与式(6)相乘可得

$$\sigma \frac{d\sigma}{d\epsilon} = 0.5 r (\sigma_s^2 - \sigma_0^2) \exp(-r\epsilon) \quad (21)$$

$$\sigma\theta = 0.5 r \sigma_s^2 - 0.5 r \sigma^2 \quad (22)$$

通过绘制 $\sigma\theta$ 与 σ^2 的线性关系图, 确定其斜率 $(-0.5r)$ 可求得动态回复系数 r , 再通过式(5)可求得加工硬化系数 h 。拟合实验结果如图 9 所示, 可以得到 h, r 的拟合关系式

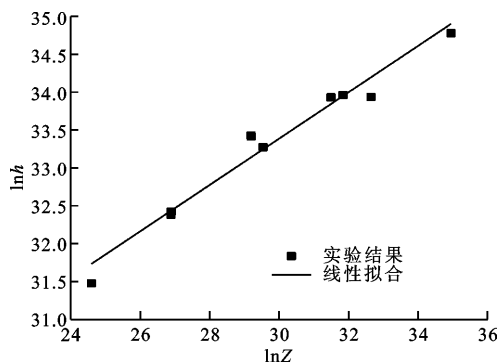
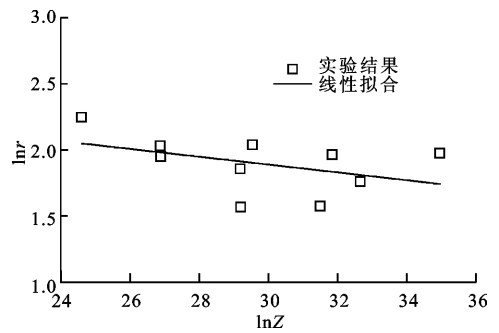
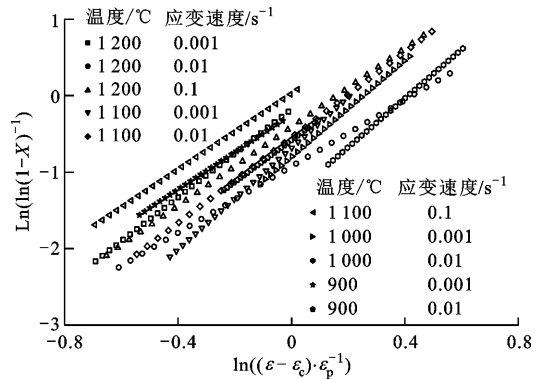
$$h = 3.089 \times 10^{10} Z^{0.3057} \quad (23)$$

$$r = 16.060 9 Z^{-0.02957} \quad (24)$$

根据式(7)变形可得下式

$$\ln(\ln(1/(1-X))) = \ln k_d + n_d \ln((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p) \quad (25)$$

由式(25)可得, 以 $\ln(\ln(1/(1-X))) - \ln((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p)$ 关系作图, 如图 10 所示, 线性拟合后可求得 n_d 的平均值为 2.794 1, k_d 为 0.606 6, 故动力学方程为

(a) $\ln h$ - $\ln Z$ 关系(b) $\ln r$ - $\ln Z$ 关系图9 h, r 与 $\ln Z$ 的关系图10 不同变形条件下数据拟合确定 k_d 与 n_d

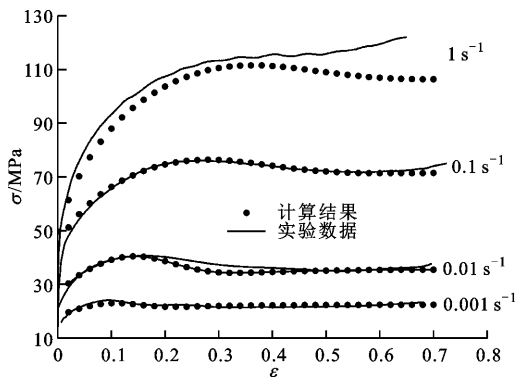
$$X = 1 - \exp(-0.606 6((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p)^{2.7941}) \quad (26)$$

最终得到控氮 304 不锈钢在热变形过程中的流动应力模型如下

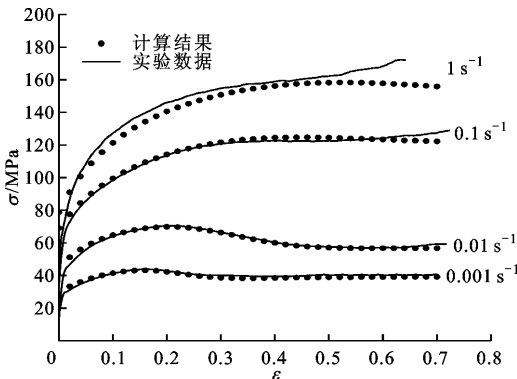
$$\left. \begin{aligned} \sigma_{DRV} &= (\sigma_s^2 - (\sigma_s^2 - \sigma_0^2) \exp(-r\epsilon))^{1/2}, \quad \epsilon < \epsilon_c \\ \sigma &= \sigma_{DRV} - (\sigma_s - \sigma_{ss})(1 - \exp(-0.606 6((\epsilon - \epsilon_c)/\epsilon_p)^{2.7941})), \quad \epsilon \geq \epsilon_c \\ \sigma_s &= 85.543 2 \operatorname{arsinh}(4.457 7 \times 10^{-4} Z^{0.2661}) \\ \sigma_0 &= 0.835 2 Z^{0.1312} \\ \sigma_{ss} &= 85.543 2 \operatorname{arsinh}(2.918 2 \times 10^{-4} Z^{0.2734}) \\ \epsilon_c &= 5.662 5 \times 10^{-3} Z^{0.0962} \\ \epsilon_p &= 3.812 \times 10^{-3} Z^{0.1356} \\ r &= 16.060 9 Z^{-0.02957} \\ Z &= \dot{\epsilon} \exp(385 755/(RT)) \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

给定变形温度及变形速率, 即可由式(6)和式(9)预测出流动应力曲线。

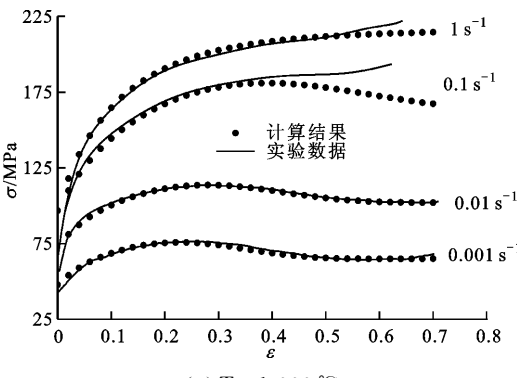
2.3.4 流动应力模型验证 利用前面得到的控氮 304 不锈钢热变形流动应力模型对 16 组实验条件下的流动应力曲线进行预测, 图 11 为预测结果与实验结果的对比, 可见模型计算结果与实验结果吻合较好。其中应变速率为 1.0 s^{-1} 及应变速率为 0.1 s^{-1} 且变形温度为 1000°C 或 900°C 时, 在变形后期两者出现较大差别, 其原因是在热压缩过程中, 由于



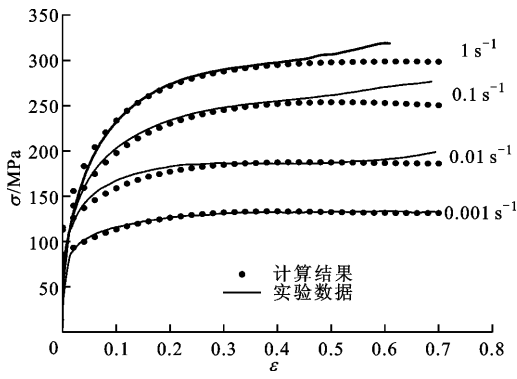
(a) $T=1\ 200\ ^\circ\text{C}$



(b) $T=1\ 100\ ^\circ\text{C}$



(c) $T=1\ 000\ ^\circ\text{C}$



(d) $T=900\ ^\circ\text{C}$

图 11 控氮 304 不锈钢高温流动应力实验值与模型计算值对比

试样端部与砧子之间的摩擦使得圆柱形试样的不同区域变形不均匀。变形量较小时,这种不均匀性较小;变形量较大时,变形不均匀性增大,变形后期试样变为鼓形,导致所测得的流动应力偏高,出现流动应力曲线上翘的现象^[18],特别是对应变速率较大、变形温度较低时,即 Z 较高时易出现这种情况^[19]。以上原因使得应变速率较大、变形温度较低时理论预测结果与实验结果出现较大偏差。

2.4 组织演化动力学分析

图 12 给出了试样保温结束、变形之前的金相组织。图 13 给出了温度为 $1\ 200\ ^\circ\text{C}$ 、不同应变速率下

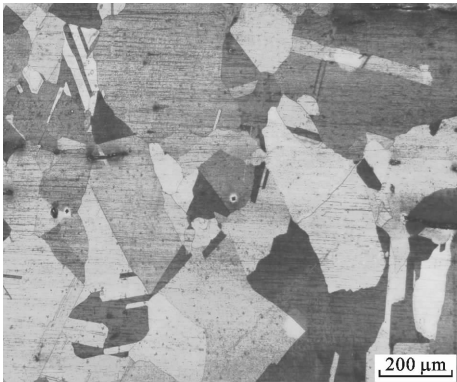
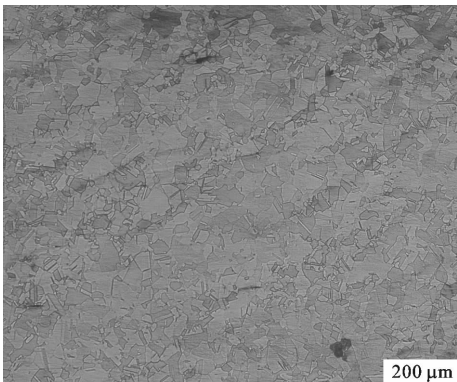
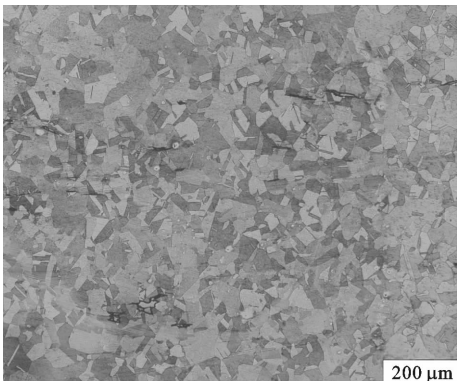


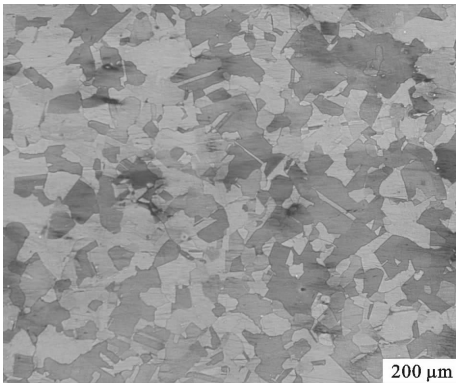
图 12 试样变形前的金相组织



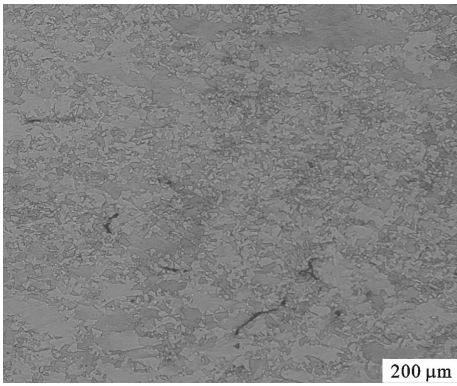
(a) $\dot{\epsilon}=1.0\ \text{s}^{-1}$



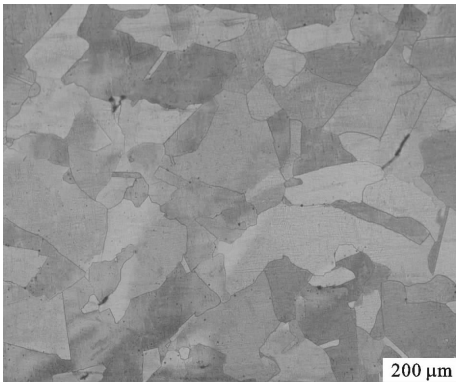
(b) $\dot{\epsilon}=0.1\ \text{s}^{-1}$



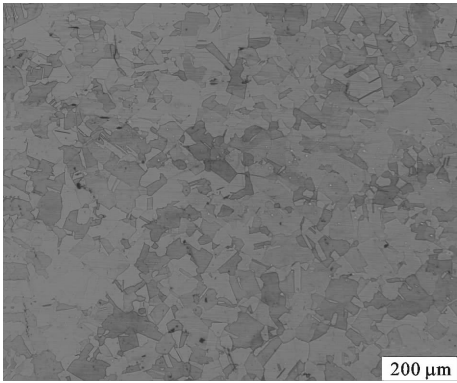
(c) $\dot{\epsilon}=0.01\text{ s}^{-1}$



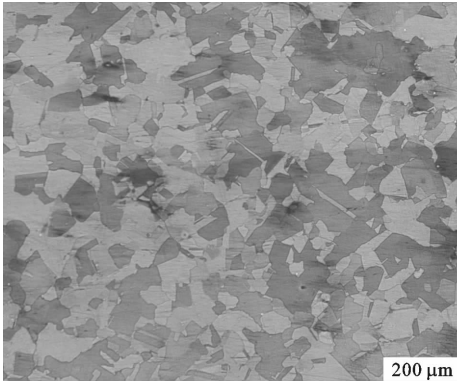
(b) $T=1\ 000\text{ }^{\circ}\text{C}$



(d) $\dot{\epsilon}=0.001\text{ s}^{-1}$



(c) $T=1\ 100\text{ }^{\circ}\text{C}$



(d) $T=1\ 200\text{ }^{\circ}\text{C}$

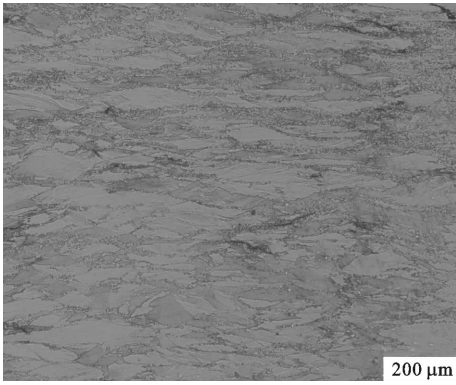
图 13 温度为 1 200 °C 时不同应变速率下的晶粒组织

变形后的组织图。对比变形前的金相组织并结合流动应力曲线可以看出,这几种情况下均发生了完全再结晶;当变形温度一定时,应变速率越低,达到相同变形量时再结晶晶粒尺寸越大。图 14 为应变速率一定的条件下,不同变形温度得到的晶粒组织。可以看到,在 900 °C 时,保留了较多伸长变形的原始晶粒,其晶界处有很多细小的动态再结晶晶粒,未发生完全动态再结晶,通过金相分析可知其再结晶分数为 0.76;1 000 °C 时只残留少量原始晶粒,1 100 °C 以上均发生了完全再结晶,且温度越高,晶粒尺寸

图 14 应变速率 0.01 s⁻¹ 时不同温度下的晶粒组织

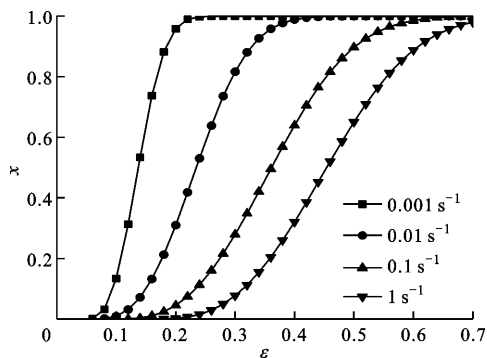
越大。

图 15a 为 1 200 °C、不同应变速率下的动态再结晶分数曲线,为典型的 S 型曲线。由图可见,应变速率为 1.0 s⁻¹ 时最终再结晶分数为 0.98,其他应变速率条件下再结晶分数最终均达到 1,表明都发生了完全再结晶;其次,应变速率越低,动力学过程越快,达到完全再结晶的应变越小,故而再结晶晶粒有较充分的时间长大,导致最终晶粒尺寸较大。图 15b 为应变速率 0.01 s⁻¹ 条件下,不同温度的动态再结晶分数曲线,由图可见,900 °C 时最终再结晶分数只有 0.8 左右,没有达到完全再结晶,与实验金相

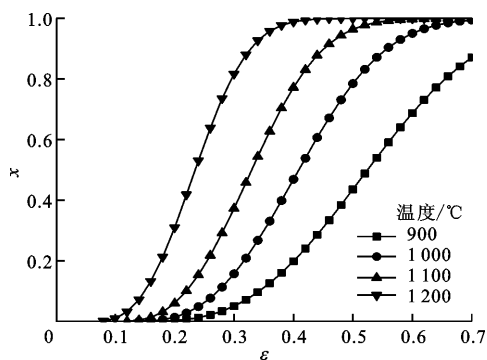


(a) $T=900\text{ }^{\circ}\text{C}$

组织结果一致,但再结晶分数比金相分析结果(0.76)稍高,存在一定误差;1 000 ℃时最终再结晶分数为0.91,而1 100 ℃及1 200 ℃下均达到1,即发生了完全动态再结晶,也与金相组织一致;另外还可以看到,温度越高,动态再结晶动力学过程越快。



(a) $T=1\ 200\ ^\circ\text{C}$



(b) $\dot{\epsilon}=0.01\ \text{s}^{-1}$

图 15 不同条件下的再结晶分数曲线

3 结 论

通过热压缩实验对控氮304不锈钢在热变形过程中的动态再结晶行为进行了研究,得到如下结果:

(1)变形温度一定时,应变速率越小,则流动应力越低,动态再结晶动力学过程越快,再结晶晶粒尺寸越大;而应变速率一定时,变形温度越高,则流动应力越低,动态再结晶动力学过程越快,再结晶晶粒尺寸越大。

(2)计算得到该材料的热变形激活能为385.755 kJ/mol,还得到了各特征参数及模型参数的拟合关系式,可以用于数值模拟。

(3)建立了该材料的热变形流动应力模型及动态再结晶动力学模型,流动应力模型预测的流动应力曲线与实验结果一致,动态再结晶动力学模型的计算结果与实验的组织演化结果一致。

参考文献:

- [1] 文燕,赖旭平,段远钢,等. 国产控氮不锈钢应用性能研究[J]. 核动力工程, 2007, 28(2): 40-43.
WEN Yan, LAI Xuping, DUAN Yuangang, et al. Research on the application performance of domestic nitrogen-controlling stainless steel[J]. Nuclear Power Engineering, 2007, 28(2): 40-43.
- [2] WANG Xinyun, WANG Daokuan, JIN Junsong, et al. Effects of strain rates and twins evolution on dynamic recrystallization mechanisms of austenite stainless steel[J]. Materials Science and Engineering, 2019, 761(22): 138044.
- [3] EL WAHABI M, GAVARD L, MONTHEILLET F, et al. Effect of initial grain size on dynamic recrystallization in high purity austenitic stainless steels[J]. Acta Materialia, 2005, 53(17): 4605-4612.
- [4] MARCHATTIWAR A, SARKAR A, CHAKRAVARTTY J K, et al. Dynamic recrystallization during hot deformation of 304 austenitic stainless steel[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2013, 22: 2168-2175.
- [5] KIM S I, YOO Y C. Dynamic recrystallization behavior of AISI 304 stainless steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2001, 311(1/2): 108-113.
- [6] DEGHAN-MANSHADI A, BARNETT M R, HODGSON P D. Recrystallization in AISI 304 austenitic stainless steel during and after hot deformation[J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 485(1/2): 664-672.
- [7] STEWART G R, JONAS J J, MONTHEILLET F. Kinetics and critical conditions for the initiation of dynamic recrystallization in 304 stainless steel[J]. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 2004, 44(9): 1581-1589.
- [8] 廖喜平,谢其军,胡成亮,等. 304奥氏体不锈钢热变形行为及热加工图[J]. 锻压技术, 2017, 42(12): 150-156.
LIAO Xiping, XIE Qijun, HU Chengliang, et al. Hot deformation behavior and hot working diagram of 304 austenitic stainless steel[J]. Forging Technology, 2017, 42(12): 150-156.
- [9] POLIAK E I, JONAS J J. A one-parameter approach to determining the critical conditions for the initiation of dynamic recrystallization[J]. Acta Materialia, 1996, 44(1): 127-136.
- [10] ESTRIN Y, MECKING H. A unified phenomenological description of work hardening and creep based on one-parameter models[J]. Acta Metall, 1984, 32(1):

- 57-70.
- [11] BERGSTROM Y. A dislocation model for the stress-strain behaviour of polycrystalline α -Fe with special emphasis on the variation of the densities of mobile and immobile dislocations [J]. *Materials Science and Engineering*, 1970, 5(4): 193-200.
- [12] DING R, GUO Z X. Coupled quantitative simulation of microstructural evolution and plastic flow during dynamic recrystallization [J]. *Acta Materialia*, 2001, 49(16): 3163-3175.
- [13] JONAS J J, QUELENNEC X, JIANG L, et al. The Avrami kinetics of dynamic recrystallization [J]. *Acta Materialia*, 2009, 57(9): 2748-2756.
- [14] SELLARS C M, WHITEMAN J A. Recrystallization and grain growth in hot rolling [J]. *Metal Science Journal*, 1979, 13(3/4): 187-193.
- [15] BEYNON J H, SELLARS C M. Modeling microstructure and its effects during multipass hot rolling [J]. *ISI International*, 1992, 32(3): 359-367.
- [16] SERAJZADEH S, TAHERI A K. Prediction of flow stress at hot working condition [J]. *Mechanics Research Communications*, 2003, 30(1): 87-93.
- [17] SELLARS C M, MCTEGART W J. On the mechanism of hot deformation [J]. *Acta Metallurgica*, 1966, 14(9): 1136-1138.
- [18] 张永刚, 党进华, 李红斌. Gleeble 压缩试验摩擦修正研究 [J]. *热加工工艺*, 2014, 43(12): 120-122.
- ZHANG Yonggang, DANG Jinhua, LI Hongbin. Research on friction correction of Gleeble compression test [J]. *Hot Working Technology*, 2014, 43(12): 120-122.
- [19] TAYLOR A S, HODGSON P D. Dynamic behaviour of 304 stainless steel high Z deformation [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2011, 528(9): 3310-3320.

[本刊相关文献链接]

- 张子尧, 姜华, 官武旗. 机械蒸汽再压缩蒸发结晶系统优化设计. 2020, 54(4): 101-109. [doi: 10.7652/xjtuxb202004013]
- 刘绘龙, 刘亚雄, 孙文森, 等. 个性化聚醚醚酮植入物的制造工艺研究. 2019, 53(12): 72-79. [doi: 10.7652/xjtuxb201912010]
- 陈向荣, 玉林威, 刘海燕, 等. 电压稳定剂改善聚乙烯共混材料绝缘性能的研究. 2019, 53(12): 87-96. [doi: 10.7652/xjtuxb201912012]
- 左磊, 张起, 代圣超, 等. 应用热力学相平衡预测加氢生物柴油-乙醇-柴油三元燃料低温性能. 2019, 53(11): 56-62. [doi: 10.7652/xjtuxb201911008]
- 穆林, 赵晨, 徐芷凌, 等. 灰化温度和热解气氛对污泥灰热力学特性的影响. 2019, 53(5): 73-81. [doi: 10.7652/xjtuxb201905011]
- 李志伟, 金海云, 张涛, 等. 脱气时间对交联聚乙烯电缆绝缘材料聚集态结构与链结构的影响. 2018, 52(4): 15-23. [doi: 10.7652/xjtuxb201804003]
- 陈智勇, 罗传仙, 张静, 等. 电老化与加速水树老化对交联聚乙烯绝缘理化特性的影响. 2015, 49(4): 32-39. [doi: 10.7652/xjtuxb201504006]
- 段文强, 王恪典, 董霞, 等. 激光旋切法加工高质量微小孔工艺与理论研究. 2015, 49(3): 95-103. [doi: 10.7652/xjtuxb201503016]
- 阴旭, 刘翠荣, 赵为刚. 阳极键合用高分子固体电解质的性能研究. 2015, 49(1): 139-142. [doi: 10.7652/xjtuxb201501023]
- 樊立峰, 凌晨, 付兵, 等. 低温普通取向硅钢高温退火过程中高斯晶粒的演变. 2013, 47(11): 81-86. [doi: 10.7652/xjtuxb201311015]

(编辑 武红江)